

高速鋳造鋳型内におけるメニスカス流速測定

水上 英夫*・花尾 方史*・平城 正*・川本 正幸*
渡部 忠男*・林 敦*²・井口 学*³

Measurement of Meniscus Flow Velocity in High Speed Continuous Casting Mold

Hideo MIZUKAMI, Masahito HANAO, Sei HIRAKI, Masayuki KAWAMOTO,
Tadao WATANABE, Atsushi HAYASHI and Manabu IGUCHI

Synopsis : A sensor for flow velocity measurement of molten steel was developed which measured the shedding frequency of Karman vortex streets behind a refractory cylinder, and then the absolute value of flow velocity below the meniscus in a high speed continuous casting mold was made clear. Experiment for calibration of this sensor was done using both molten steel and molten metal which having low melting point. It was found that the flow velocity was described as a function of both the shedding frequency of Karman vortex streets and the diameter of the refractory cylinder. On the basis of this relation, the measurement of the shedding frequency of Karman vortex streets could give the absolute value of flow velocity of molten steel below the meniscus in the mold. It was possible to determine optimum conditions of high speed continuous casting from the result of measured flow velocity in the mold using this sensor.

Key words : flow velocity, Karman vortex, meniscus, high speed casting, continuous casting, sensor.

1. 緒言

近年、高生産性および高品質化を可能とする高速鋳造プロセスが確立され、実機生産設備による操業が行われている。連鋳スラブの表面品質は、鋳型内で形成される初期凝固シェル不均一成長¹⁻³⁾、モールド・フラックスの溶鋼中への巻き込み^{4,5)}、介在物や気泡の初期凝固シェルへの捕捉⁶⁻⁹⁾などと深く関連すると考えられる。これら欠陥の発生は鋳型内のメニスカス流速に支配されるため、スラブ表面欠陥の抑制と高速鋳造、高吐出流量との両立を可能とする最適な連続鋳造条件の決定が重要である。

これまで連鋳鋳型内の溶鋼流動の制御を目的として、電磁ブレーキや電磁攪拌の使用、浸漬ノズルの形状や浸漬深さの調整が行われており、メニスカス流速の最適化によるスラブ表面欠陥の抑制が試みられてきた。また、これらの溶鋼流動の制御効果は、数値解析^{10,11)}やモデル実験^{12,13)}により、定量的な評価は行われているもののその正確度においては充分でなかったため、いずれの場合も連鋳鋳型内の現象を十分に再現することは難しいのが現状である。このため溶鋼流動の制御指針として鋳型内のメニスカス流速の測定結果が不可欠であり、これまでに種々の方法でメニスカス流速の測定¹⁴⁻¹⁶⁾が試みられてきたが、いずれの場合も流速の絶対値を測定することは困難であった。

そこで本研究では、Karman 渦列の放出頻度を検出して流速の絶対値の測定を可能とする溶鋼流速計の開発を行い^{17,18)}、これを試験連続鋳造機に適用して、連続鋳造中のメニスカス流速の測定を行った。これより高速鋳造における最適メニスカス流速の決定を行った。

2. 溶鋼流速計

2.1 測定原理

流体中に円柱が浸漬されると円柱の下流に非対称で規則的な Karman 渦列が放出される。この Karman 渦列が円柱から放出されると、それに応じて円柱の周りの流れが変化し円柱に変動力が周期的に作用する。その結果、円柱は Karman 渦列の放出頻度に対応して流れと垂直な方向に振動することになる。この Karman 渦列を記述する無次元数として Strouhal 数 St が存在し、流体の流速 v 、円柱の振動数 f と円柱の直径 d を用いて $St=f \cdot d/v$ と表現される。特に、流体の状態を表す Reynolds 数が $6 \times 10^2 \sim 1 \times 10^5$ の範囲にある場合、Strouhal 数は一定値を示す¹⁹⁾。逆に、この関係を基に円柱の直径 d と振動数 f が既知となれば流速 v の絶対値を求めることが可能となる。ただし、この Strouhal 数は実験的に決められているのが現状である²⁰⁾。

なお、この様な Karman 渦列が放出されることを利用し

平成 11 年 6 月 29 日受付 平成 11 年 8 月 25 日受理 (Received on June 29, 1999; Accepted on Aug. 25, 1999)

* 住友金属工業(株) 総合技術研究所 (Corporate Research & Development Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 16-1 Oaza-Sunayama Hasakimachi Kashima-gun Ibaraki-ken 314-0255)

* 2 ヘルス・エレクトロナイト(株) 技術管理部 (Technical & Quality Control Department, Heraeus Electro-Nite Japan, Ltd.)

* 3 北海道大学大学院工学研究科 (Graduate School of Engineering, Hokkaido University)

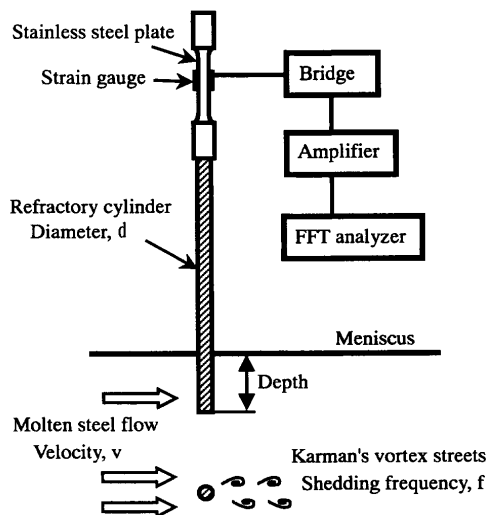


Fig. 1. Measurement system of flow velocity of molten steel below meniscus in continuous casting mold.

た流体の室温領域における流速測定法は既に実用化されており、配管内の流速測定に使用されている。

ところで、連铸鑄型内におけるメナスカス流速の測定を目的として、従来から種々の方法が試みられてきた。例えば、溶鋼中に耐火物製の棒を浸漬させ、棒の受ける抗力を歪ゲージやロード・セルで測定し溶鋼流速を求める方法^{14,15)}がある。ただし、この方法では溶鋼中に浸漬させた棒に起因する溶鋼流の振動やメナスカスの変動といった外乱も同時に検出するためメナスカス流速の絶対値の測定が困難だけでなく、測定値の変動成分が明確にできないという欠点がある。この他、鑄型銅板内に電磁気発生・受信装置を埋設し溶鋼流速を測定する方法がある。これの測定原理は、溶鋼流速に対応した磁束密度の変化を検出して、これを溶鋼流速に換算する方法である¹⁶⁾。ただし、定量的な流速の測定はされているが、正確な測定位置の特定が困難であると見られ、電磁ブレーキ、電磁攪拌を使用する場合には測定できないという問題がある。

2.2 溶鋼流速計の構成

Fig. 1 に溶鋼流速計の模式図を示す。溶鋼流速計は、溶鋼中に浸漬させてKarman 渦列を放出させる耐火物製の棒、Karman 渦の放出に伴って振動する棒の振動数を検出するためのステンレス製振動板と歪ゲージで構成される。振動板は長さ 7.2×10^{-2} m、幅 1×10^{-2} m と一定にし、厚みを 1.2, 1.5, 2.0×10^{-3} m と変化させて振動系の特性を変えた。耐火物製棒には、外径 5.6×10^{-3} m のサイアロン製の棒あるいは外径 1×10^{-2} m の Mo サーマット製の棒を使用した。棒の振動数は、振動板の表裏面に貼り付けた耐熱用歪ゲージの起電力差を動歪アンプで増幅後、これを 2.5×10^{-3} s 間隔で収集し FFT アナライザを用いて周波数解析により求めた。周波数解析を行うには複数のデータが必要なため、本実験では解析データ数を 400 とした。なお、本溶鋼流速計を構成するステンレス製の振動板、耐火物製

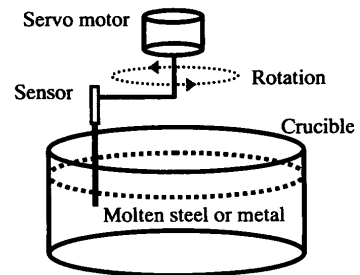


Fig. 2. Schematic diagram of calibration method of the sensor using both molten steel and metal.

の棒および歪ゲージはいずれも静磁場および移動磁場の影響をほとんど受けないため、電磁ブレーキあるいは電磁攪拌の使用時においても鑄型内メナスカス流速の測定が可能である。

3. 実験方法

3.1 溶鋼流速計の校正

試験連続鑄造機の鑄型内メナスカス流速の測定に先立ち、溶鋼流速計の熱間および冷間における校正実験を行い、溶鋼流速計の出力信号と溶鋼流速との関係性を評価した。

Fig. 2 に校正方法の模式図を示す。静止溶鋼あるいは熔融金属中に耐火物製棒の先端部を所定の深さだけ浸漬させ、半径 0.4 m の容器内で溶鋼流速計を一定速度、半径 0.3 m の基で回転させた。回転にはインバータ・モータを使用し、回転速度を一定に維持させた。回転速度、浸漬深さ、棒の外径を変えて実験を繰り返し、溶鋼流速計の出力信号と回転速度の関係性を求めた。

熱間実験には 200 kg 高周波溶解炉内の 0.45 mass% C 溶鋼を用いた。溶鋼流速計の振動板の厚みを 2.0×10^{-3} m とし、耐火物製棒には外径 5.6×10^{-3} m のサイアロンを用いた。溶鋼を温度 1860 K に昇温してから高周波電源を 90 s 間切り、この間に溶鋼流速計を浸漬させ出力信号を FFT アナライザで解析した。この操作を繰り返し、溶鋼流速計の出力信号と回転速度の関係性を求めた。なお、高周波電源を切っている間の溶鋼の温度降下は小さく、メナスカス下 50 mm 位置で約 15 K であった。

冷間実験には融点 343 K の Bi-25mass%Pb-12.5mass%Sn-12.5mass%Cd 合金を用いた。この低融点金属を鉄製容器内で溶解し温度 383 K に保持後、溶鋼流速計の耐火物製棒の浸漬深さ、棒の外径、振動板の厚みおよび流速計の回転速度を変えて実験を繰り返した。

本溶鋼流速計の測定原理は、前述の様に Strouhal 数一定の関係性を応用しているが、溶鋼および熔融金属のいずれの場合もこの成立条件を満たしている。すなわち、流速 $0.1 \sim 1 \text{ ms}^{-1}$ とした場合、溶鋼系における Reynolds 数は 600~6000 であり、熔融金属における Reynolds 数は 1500~15000 であり、Strouhal 数が一定となる Reynolds 数の範囲

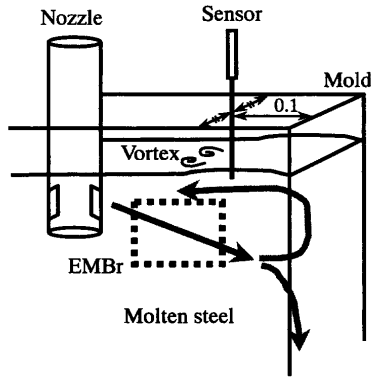


Fig. 3. Measured positions of flow velocity of molten steel below meniscus in mold.

Table 1. Casting conditions.

Heat size	80 tons
Slab size	1000×90 mm
Casting speed	2.0~5.0 mmin ⁻¹
Steel grade	0.05~0.35mass%C
Magnetic flux density of EMBr	0~0.45Tesla

内にある。

3・2 試験連続鑄造機の鋳型内メニスカス流速測定

鋳型内におけるメニスカス流速の測定は、鹿島製鉄所内に設置されている試験連鑄機を使用した。

Fig. 3 に測定方法の概要を、Table 1 に鑄造条件を示す。メニスカス流速の測定位置は鋳型短辺から 0.1 m、鋳型厚み中央の位置であり、溶鋼流速計の耐火物製棒の浸漬深さは 5×10^{-2} m である。耐火物製棒には外径 5.6×10^{-3} m のサイアロンを使用した。なお、鋳型内のメニスカス変動量は $\pm 2 \times 10^{-3}$ m 以下となるように制御されており、耐火物製棒の浸漬深さはほぼ一定と見なせる。溶鋼流速計の固定には、外径 2.5×10^{-2} m、長さ 1 m の丸棒を使用した。この丸棒の中央位置に溶鋼流速計を取り付け、丸棒の両端部を鋳型カバーに固定し鋳型オシレーションによる溶鋼流速計本体の振動を抑制した。

鑄造速度あるいは電磁ブレーキの磁場強度を変えて、メニスカス流速の測定を行った。

4. 結果および考察

4・1 溶鋼流速計の適用条件

溶鋼流速計の振動板厚みを 1.2, 1.5, 2.0×10^{-3} m とし、耐火物製の棒には外径 5.6×10^{-3} m のサイアロンあるいは外径 1×10^{-2} m の Mo サーマットを用い、棒の外径および材質の影響を検討した。この耐火物製棒の浸漬深さを 3, 4, 5, $6, 7 \times 10^{-2}$ m と変え、基準深さ 5×10^{-2} m に対する浸漬深さの許容範囲を調査した。

校正実験では無次元の Strouhal 数が実際に一定値を示すかどうか検討するため、振動板の振動数 f と棒の直径 d と

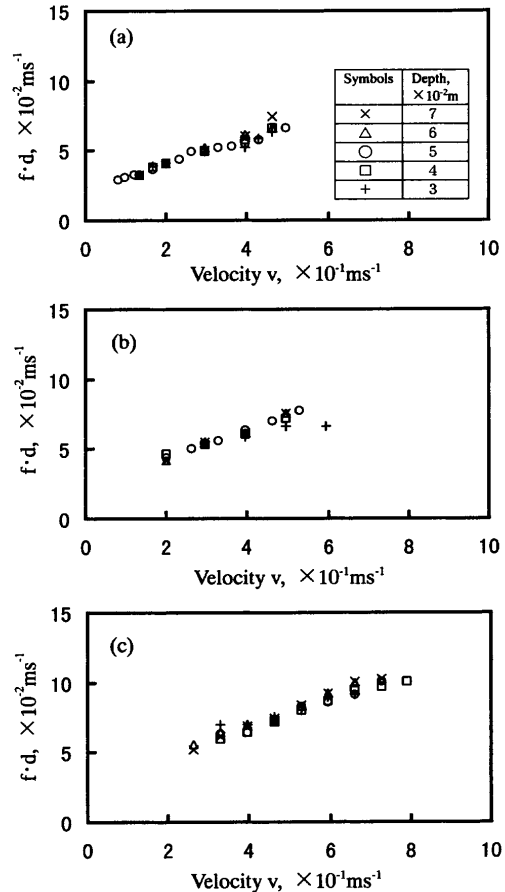


Fig. 4. Velocity v vs. product of shedding frequency and cylinder diameter $f \cdot d$ at various immersion depth of refractory cylinder 5.6×10^{-3} m in diameter. (a) thickness of plate 1.2×10^{-3} m, (b) 1.5×10^{-3} m and (c) 2.0×10^{-3} m, respectively.

の積と、流速 v の関係の評価した。

Fig. 4(a), (b), (c) には外径 5.6×10^{-3} m の棒を用いた冷間実験の結果を示す。

Fig. 4(a) は振動板厚み 1.2×10^{-3} m を使用して、 f と d の積 $f \cdot d$ と v の関係を求めた。いずれの浸漬深さの場合も、流速 v の増加と共に $f \cdot d$ は増大し、流速の範囲が約 $0.8 \sim 3.5 \times 10^{-1} \text{ms}^{-1}$ において $f \cdot d$ と v の間に直線関係が認められる。この流速の範囲では、耐火物製棒の浸漬深さ依存性は認められず、流速 v が同じ時 $f \cdot d$ も同じ値を示す。流速が約 $3.5 \times 10^{-1} \text{ms}^{-1}$ より大きくなると、 $f \cdot d$ と v の間に直線関係が認められなくなるとともに、浸漬深さに依存してその関係が変わる。また、流速が約 $0.8 \times 10^{-1} \text{ms}^{-1}$ より小さい場合では、周波数解析を行っても周波数に明確なピークが認められなかったがこの原因は不明である。また、流速が約 $3.5 \times 10^{-1} \text{ms}^{-1}$ より大きくなると、 $f \cdot d$ と v の関係が直線から逸脱している。流速が大きくなると、耐火物製棒から放出される Karman 渦の頻度が高まり、この放出頻度を検出する振動板の振動数も大きくなる。実際に振動板により検出される周波数帯域は限定されており、検出感度は振動板の共振周波数において最も高く、共振周波数から離れるにつれて感度は低下する。このため、流速が約

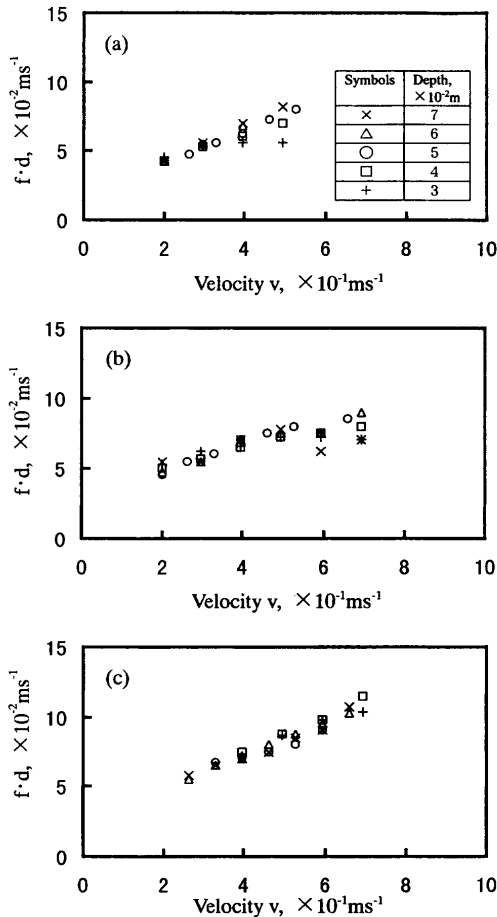


Fig. 5. Velocity v vs. product of shedding frequency and cylinder diameter $f \cdot d$ at various immersion depth of refractory cylinder 1.0×10^{-2} m in diameter. (a) thickness of plate 1.2×10^{-3} m, (b) 1.5×10^{-3} m and (c) 2.0×10^{-3} m, respectively.

$3.5 \times 10^{-1} \text{ ms}^{-1}$ より大きくなると $f \cdot d$ と v に直線関係が認められなくなると考えられる。流速の大きい領域で測定を行うためには、振動板の厚みを増して剛性を高め共振周波数を高くすれば良い。

Fig. 4(b) に振動板厚み 1.5×10^{-3} m の溶鋼流速計を用いて行った校正実験の結果を示す。Fig. 4(a) の場合と同様に、流速 v の増加に連れ直線的に $f \cdot d$ も大きくなる。ただし、流速が約 $2.0 \times 10^{-1} \text{ ms}^{-1}$ より小さい場合は振動板の周波数に明確なピークが認められず、 $f \cdot d$ と v の関係を求めることができなかった。また、浸漬深さ 3×10^{-1} m の場合、流速が約 $5.0 \times 10^{-1} \text{ ms}^{-1}$ より大きくなると $f \cdot d$ と v の関係が線形でなくなる。

Fig. 4(c) には、振動板厚み 2.0×10^{-3} m とした場合の $f \cdot d$ と v の関係を示す。流速が約 $2.5 \sim 7.0 \times 10^{-1} \text{ ms}^{-1}$ の範囲で $f \cdot d$ と v に直線関係が認められ、耐火物製棒の浸漬深さによらず流速の測定が可能と考えられる。

外径 5.6×10^{-3} m のサイアロン製の棒を用いて、振動板厚みを 1.2, 1.5, 2.0×10^{-3} m と大きくするにつれ測定可能な範囲が高流速側に移る。これは振動板の固有振動数が振動板厚みの大きいほど高く、流速の大きい領域での周波数検

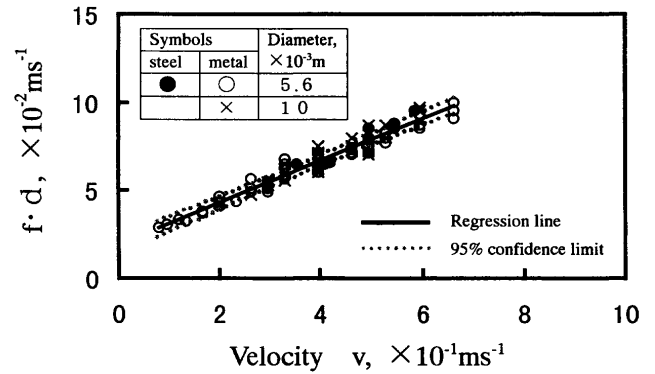


Fig. 6. Relation between velocity and product of shedding frequency and cylinder diameter of the sensor.

知の感度が増したためと考えられる。

Fig. 5(a), (b), (c) には外径 1.0×10^{-2} m の Mo サーメット製の棒を用いて行った冷間における校正実験の結果を示す。

Fig. 5(a) には溶鋼流速計の振動板厚み 1.2×10^{-3} m の場合の $f \cdot d$ と v の関係を示す。流速が約 $2.0 \sim 3.0 \times 10^{-1} \text{ ms}^{-1}$ の範囲において、Mo サーメットの浸漬深さによらず流速 v の増加につれて $f \cdot d$ も直線的に増大する。

Fig. 5(b) の振動板厚み 1.5×10^{-3} m の結果を見ると、流速が約 $2.0 \sim 5.0 \times 10^{-1} \text{ ms}^{-1}$ の範囲で Mo サーメットの浸漬深さによらず $f \cdot d$ と v に直線関係が存在する。ただし、流速が約 $5.0 \times 10^{-1} \text{ ms}^{-1}$ を越えると直線関係から逸脱する。

Fig. 5(c) には振動板厚み 2.0×10^{-3} m とした場合の実験結果を示す。Mo サーメットの浸漬深さによらず、流速が約 $2.0 \sim 5.0 \times 10^{-1} \text{ ms}^{-1}$ の範囲において $f \cdot d$ と v は直線関係にある。

Fig. 4 および Fig. 5 において、振動板の厚み、耐火物製棒の外径、浸漬深さおよび材質を変え、無次元の Strouhal 数を記述する周波数 f と棒の外径 d の積と、流速 v の間に直線関係が存在することを実験的に明らかにした。ただし、この直線関係の認められる範囲は、溶鋼流速計の振動板厚み、耐火物製棒の外径および浸漬深さに依存して変化し、溶鋼流速計の仕様により流速測定の範囲が限定される。試験連铸型内におけるメニスカス流速を測定するためには、溶鋼流速計に要求される仕様として広範囲の流速が測定できることが要求される。本溶鋼流速計の特性上、一種類の流速計で広範な流速を測定することはできないが、測定範囲の異なる複数の流速計を用いることでメニスカス流速の測定は可能である。

そこで、仕様の異なる溶鋼流速計の特性を比較検討するため、Fig. 4 および Fig. 5 で示した校正実験結果の内、各振動板における $f \cdot d$ と v が直線関係にある結果を併せて整理し Fig. 6 に示した。これより、本溶鋼流速計の試験連铸型内におけるメニスカス流速測定への適用条件を検討すると共に、流速計の測定原理の妥当性も評価した。また、同図中には溶鋼を用いた熱間における校正実験の結果も併

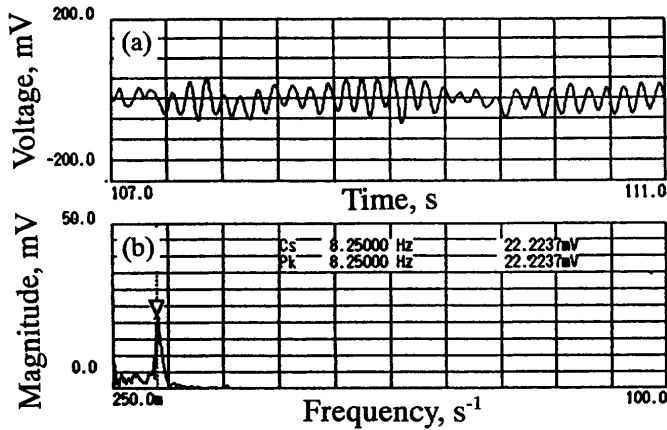


Fig. 7. Output signal of the measurement system in continuous casting mold. (a) amplified voltage of strain gauge and (b) magnitude after FFT analysis.

せて示し、冷間実験との対応を検討した。

いずれの振動板厚み、耐火物製棒の外径の場合も、流速の増加に伴い $f \cdot d$ は直線的に増大する。 $f \cdot d$ と v の関係の回帰式を求めると、

$$f \cdot d = 0.12v + 0.019, R^2 = 0.956 \dots \dots \dots (1)$$

となり、定数項が現れる。ただし、 R^2 は寄与率である。単に無次元の Strouhal 数の関係を基に考えると、回帰式には定数項が現れないが、この原因は今のところ不明である。なお、試験連鑄型内のメニスカス流速の算出には上式を用いて行った。また、回帰式に対する95%信頼区間を同図中に点線で示す。この信頼区間が本溶鋼流速計の測定精度とすると、流速に対する精度は $\pm 2.5 \times 10^{-2} \text{ms}^{-1}$ となり、流速の絶対値が精度良く測定できると考えられる。

また、Fig. 6 には熱間実験の結果も併せて示す。冷間実験の場合と同様に、 $f \cdot d$ は v の増加と伴に大きくなり、本溶鋼流速計の測定原理を満たしていることが確認された。また、熱間実験の結果は冷間実験で求めた信頼区間内にほぼ存在していることから、冷間実験で求めた回帰式を用いて、試験連鑄型内のメニスカス流速の測定が可能と考えられる。

4.2 高速鑄造鑄型内のメニスカス流速

Fig. 7 には鑄造速度 3m min^{-1} において電磁ブレーキを無印加の場合の FFT アナライザにおける溶鋼流速計の出力信号の周波数解析結果を示す。Fig. 7(a) に溶鋼流速計における出力信号の時系列変化を示す。この波形の周波数解析を行うと、Fig. 7(b) に示すように ∇ 印の位置に明瞭なピークが出現し周波数の特定ができることから、本溶鋼流速計によりメニスカス流速の算出が可能であることが分かる。このピーク周波数から校正実験で得られた回帰式を基にメニスカス流速を算出した。このピーク周波数は 8.25s^{-1} であり、流速に換算すると $3.1 \times 10^{-1} \text{ms}^{-1}$ となる。

Fig. 8 には電磁ブレーキの on/off 時におけるメニスカス

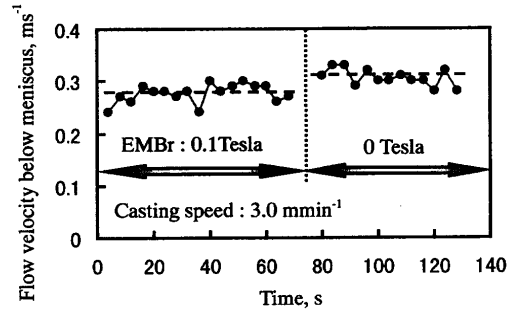


Fig. 8. Flow velocity of molten steel below meniscus vs. time at EMBR on/off.

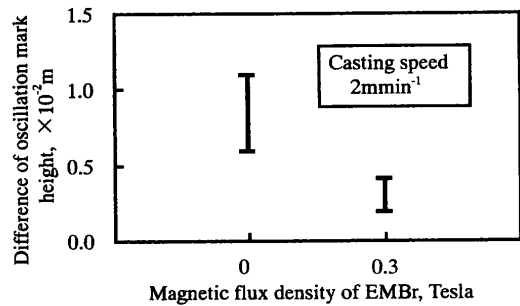


Fig. 9. Difference of oscillation mark height vs. magnetic flux density of EMBR.

流速の測定結果例を示す。鑄造速度 3m min^{-1} 一定として、メニスカス流速の測定中に電磁ブレーキの磁場強度を 0.1 T から 0 T と変化させた。電磁ブレーキの磁場強度が 0.1 T の場合、メニスカス流速の平均値は $2.7 \times 10^{-1} \text{ms}^{-1}$ であるが、0 T の場合の平均値は $3.1 \times 10^{-1} \text{ms}^{-1}$ と約 $0.4 \times 10^{-1} \text{ms}^{-1}$ 増大する。本溶鋼流速計を使用することで、電磁ブレーキによるメニスカス流速の低減効果を、測定位置を特定して正確に測定することができた。

メニスカス流速とメニスカスの形状は深く関連し、数値解析^{21,22)} において定性的な検討が行われている。このメニスカス形状はメニスカス直下における凝固シェルの成長の開始位置を反映しており、メニスカスで形成されるオシレーション・マークの形状を決定する。このため、逆にオシレーション・マーク形状からメニスカスの形状を定性的に把握できると考えられる。浸漬ノズルからの吐出流が鑄型短辺と衝突後、メニスカスに向かう上昇流を形成し、この流れがメニスカスの流れを決める。上昇流の速度が大きいとメニスカス流速も大きく、特に鑄型短辺近傍のメニスカスが盛り上がる。そこで本研究では鑄造速度 2m min^{-1} で電磁ブレーキの磁場強度 0 T あるいは 0.3 T とした場合のオシレーション・マークの盛り上がり高さを測定しその結果を Fig. 9 に示した。これより、流速測定結果の妥当性を評価した。オシレーション・マークの盛り上がり高さは、スラブ短辺からの距離が 0.1 m と 0.2 m の位置におけるオシレーション・マークの高さの差とした。磁場強度 0.3 T の方がオシレーション・マークの盛り上がり高さは小さく、

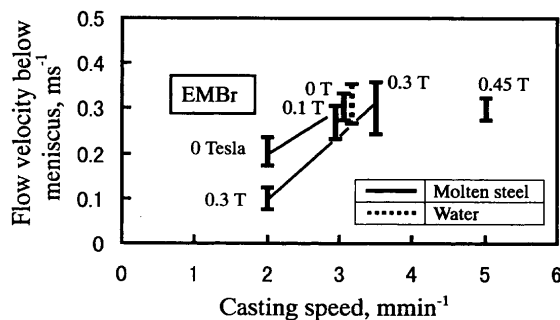


Fig. 10. Flow velocity of molten steel below meniscus in high speed continuous casting mold vs. casting speed at various magnetic flux density of EMBr.

また、メナスカス流速も小さくなっている。オシレーション・マークの盛り上がり高さは、本溶鋼流速計によるメナスカス流速の実測値の妥当性を定性的に裏付けていると考えられる。

Fig.10 にメナスカス流速と鑄造速度の関係を示す。なお、鑄造速度により電磁ブレーキの磁場強度を変えた。電磁ブレーキを印加しない磁場強度 0T の場合を比べると、鑄造速度 3 m min^{-1} の方が 2 m min^{-1} よりもメナスカス流速は大きい。磁場強度を 0.3T 一定とした場合を比較すると、鑄造速度 3.5 m min^{-1} の方が 2 m min^{-1} よりもメナスカス流速が大きくなっている。この様に、電磁ブレーキの磁場強度が同一の場合は鑄造速度の大きい方がメナスカス流速も大きくなる。また、鑄造速度が同じ場合、電磁ブレーキを印加するとメナスカス流速が小さくなる。

鑄造速度 2 m min^{-1} で電磁ブレーキを印加し磁場強度を 0.3T とすると、メナスカス流速の平均値は $2.0 \times 10^{-1} \text{ ms}^{-1}$ から $1.0 \times 10^{-1} \text{ ms}^{-1}$ と小さくなる。同一の鑄造速度で測定した結果はないが、これらの結果から電磁ブレーキの磁場強度の大きい方がメナスカス流速は小さくなることが予測され、磁場強度を変化させることで鑄造速度に対応した最適なメナスカス流速の設定が可能になると考えられる。事実、鑄造速度 5 m min^{-1} の場合においても電磁ブレーキの磁場強度を 0.45T とすることで、メナスカス変動とメナスカスの皮張りの抑制を両立させることができるメナスカス流速 $3 \times 10^{-1} \text{ ms}^{-1}$ 近傍に設定することができた。この様に、本溶鋼流速計によるメナスカス流速の測定結果を基に高速鑄造条件の定量的な決定が可能である。

なお、Fig.10 中には鑄造速度 3 m min^{-1} 相当の水モデル実験で得られた流速測定結果も併せて示す。水モデル実験装置のサイズは試験連続鑄造機の鑄型と同じであり、水と溶鋼の動粘性係数がほぼ同じであることから、モデルの相似則として Froude 数近似および Reynolds 数近似が成立する。水モデルにおける流速測定には直径 $3 \times 10^{-3} \text{ m}$ のプロペラ流速計を使用し、測定位置は試験連続鑄型内と同様である。電磁ブレーキの磁場強度 0T でのメナスカス流速の測定結果は、水モデル実験における流速とほぼ同じ値を示

していることから本溶鋼流速計による実測値は妥当であると考えられる。

5. 結言

Karman 渦列の放出頻度を基に流速の絶対値の測定が可能な溶鋼流速計を開発し、連鑄鑄型内のメナスカス流速の測定に適用した。これより高速鑄造における最適メナスカス流速について検討した。

(1) 溶鋼および低融点の熔融金属を用いた校正実験いずれの場合も、Karman 渦列の放出頻度と溶鋼流速計の耐火物製棒の外径の積と流速の間に直線関係が存在する。

(2) 振動板厚みの異なる溶鋼流速計を用いることにより、広範囲の流速測定ができる。

(3) 本溶鋼流速計により、試験連鑄鑄型内におけるメナスカス流速の実測が可能である。

(4) 本溶鋼流速計による測定結果に基づき、電磁ブレーキの磁場強度を変化させることで鑄造速度に対応させたメナスカス流速の設定が可能である。

文 献

- 1) K.Sasaki, Y.Sugitani, M.Miura and T.Watanabe: *Tetsu-to-Hagané*, **62** (1976), S502.
- 2) M.Minagawa, H.Misumi, A.Kasama, N.Suzuki and T.Komori: *CAMP-ISIJ*, **6** (1993), 246.
- 3) H.Tokunaga, K.Kobayashi, M.Morishita, H.Tai, K.Ebina, H.Yasui, T.Miyake and K.Nakayama: *CAMP-ISIJ*, **9** (1995), 345.
- 4) H.Tozawa, A.Idogawa, I.Nakato and K.Sorimachi: *CAMP-ISIJ*, **9** (1996), 604.
- 5) H.Tanaka, H.Kuwatori and R.Nishihara: *Tetsu-to-Hagané*, **78** (1992), 761.
- 6) E.Takeuchi, H.Fuji, N.Miyasaka, T.Ohashi, T.Hiraoka and M.Yamahiro: *Tetsu-to-Hagané*, **69** (1983), 1607.
- 7) Y.Otani, J.Fukuda, N.Iwata, N.Ishiwatari and K.Funato: *CAMP-ISIJ*, **7** (1994), 1194.
- 8) K.Okazawa, A.Kiyose, I.Sawada, T.Tou and E.Takeuchi: *Tetsu-to-Hagané*, **82** (1996), 749.
- 9) H.Shibata, H.Yin, S.Yoshinaga, T.Emi and M.Suzuki: *ISIJ Int.*, **38** (1998), 149.
- 10) R.M.McDavid and B.G.Thomas: *Metall. Mater. Trans. B*, **27B** (1996), 672.
- 11) A.Theodorakakos and G.Bergeles: *Metall. Mater. Trans. B*, **29B** (1998), 1321.
- 12) A.Imamura, A.Kusano and N.Moritama: *Tetsu-to-Hagané*, **78** (1992), 439.
- 13) T.Honeyands and J.Herbertson: *Steel Res.*, **66** (1995), 287.
- 14) T.Kawase, M.Haki, J.Nakajima, K.Tutumi and H.Okumura: *CAMP-ISIJ*, **8** (1995), 248.
- 15) J.Kubota, N.Kubo, M.Suzuki, T.Ishi, Y.Yamamoto and M.Yamashita: *CAMP-ISIJ*, **10** (1997), 235.
- 16) K.Kohler, P.Andrzejewski, E.Julius and H.Haubrich: Proc. of Int. Symp. on Electromagnetic Processing of Materials (EPM'94), ISIJ, Tokyo, (1994), 344.
- 17) M.Iguchi, M.Takeuchi, H.Kawabata, K.Ebina and Z.Morita: *Mater. Trans., JIM*, **35** (1994), 716.
- 18) M.Iguchi, H.Kawabata, T.Ogura, A.Hayashi and Y.Terauchi: *ISIJ Int.*, **36** (1996), S190.
- 19) 田古里哲夫, 荒川忠一: 流体工学, 東京大学出版会, 東京, (1993), 176.
- 20) 今井 功: 流体力学 (前編), 裳華房, 東京, (1992), 280.
- 21) N.Hatta, T.Fukui, Y.Nakajima and J.Ikeda: *Tetsu-to-Hagané*, **82** (1996), 285.
- 22) Y.Hwang, P.Cha, H.Man, K.Moon and J.Yoon: *ISIJ Int.*, **37** (1997), 659.